第 40 卷　第 3 期
2023 年 6 月
应　用　力　学　学　报
Chinese Journal of Applied Mechanics
Vol. 40 No. 3
Jun. 2023

文章编号:1000-4939(2023)03-0643-11

水泥土剪胀特性三轴试验与数值模拟验证

许胜才,蔡军,甘彬宏

(贺州学院建筑与电气工程学院,542899 贺州)

摘　要:水泥土材料在剪切破坏过程中常会产生剪胀现象,但目前基于 Mohr-Coulomb 强度理论的恒定剪胀角模型不能正确表达水泥土材料在变形破坏过程中的非线性体积变化行为。因此,根据不同水泥掺入比和围压条件下的水泥土三轴压缩试验,结合塑性力学理论,采用非线性拟合方法建立了能同时考虑单轴抗压强度、平均应力和等效塑性应变影响的剪胀角模型,并运用有限元技术进行了数值模拟验证。结果表明,水泥土三轴试验的应力-应变曲线呈软化型,水泥土发生破坏后会伴随着明显的体积膨胀。水泥土的剪胀行为通常用剪胀角来量化,考虑平均应力和等效塑性应变影响的剪胀角模型能够合理表达水泥土在峰后的非线性体积变化行为,模拟结果与试验结果具有较好的一致性。而将剪胀角取为恒定值会出现高估或低估剪胀效应的情况,不能正确反映水泥土峰后的非线性体积变化规律。

关键词:水泥土;三轴试验;体积膨胀;剪胀角模型

中图分类号:TU411　　**文献标志码**:A　　**DOI**:10.11776/j.issn.1000-4939.2023.03.017

Triaxial test and numerical simulation verification of dilatancy characteristics of cemented soils

XU Shengcai,CAI Jun,GAN Binhong

(College of Architecture and Electric Engineering,Hezhou University,542899 Hezhou,China)

Abstract:The dilatancy usually occurs in cemented soils materials when it is at failure by shear,but the constant dilatancy angle model based on Mohr-Coulomb strength theory at present cannot correctly express the nonlinear volume change behavior of cemented soils materials during deformation and failure. Therefore,according to the triaxial test of cemented soils under different cement ratios and confining pressure conditions,combined with the theory of plastic mechanics,the model of dilatancy angle affected by the uniaxial compressive strength,equivalent pressure stress and equivalent plastic strain simultaneously is established with a nonlinear fitting method,and then,the model of the dilatancy angle is verified by numerical simulation using finite element technology. The results show that the stress-strain curves of the cemented soils triaxial test is a softening type,and an obvious volume expansion will be generated when the cemented soils is damaged. The dilatancy behavior of cemented soils is usually quantified by the dilatancy angle. The

收稿日期:2021-06-21　　**修回日期**:2022-05-23
基金项目:广西自然科学基金资助项目(No. 2018GXNSFBA281129);广西高校中青年教师基础能力提升项目(No. 2018KY0559)
通信作者:蔡军。E-mail:xushctzr@163.com
引用格式:许胜才,蔡军,甘彬宏. 水泥土剪胀特性三轴试验与数值模拟验证[J]. 应用力学学报,2023,40(3):643-653.
XU Shengcai, CAI Jun, GAN Binhong. Triaxial test and numerical simulation verification of dilatancy characteristics of cemented soils[J]. Chinese journal of applied mechanics,2023,40(3):643-653.

dilatancy angle model under the influence of equivalent pressure stress and equivalent plastic strain can reasonably express the nonlinear volume change behavior of cemented soils after the peak stress, and the simulation results are in good agreement with the test results. However, if the dilatancy angle is taken as a constant value, the dilatancy effect will be overestimated or underestimated, and it cannot correctly reflect the law of nonlinear volume change of cemented soils after the peak stress.

Key words: cemented soil; triaxial test; volume expansion; dilatancy angle model

在建设工程中经常会遇见软土地质条件,在这些软土地区进行如修筑公路、建筑基坑开挖、河岸加固等工程时,通常需要对软土进行加固处理。水泥土桩是加固软土的常用技术,常采用深层搅拌或高压喷射注浆施工将水泥浆液与原土混合,以实现对软土的加固。它可以最大限度地利用地基土,使原有地基的强度和刚度得到较大提高,且具有造价低廉、工期较短等优点,因而在公路、铁路、水利、市政以及建筑等工程建设中得到了广泛的应用[1-4]。

水泥土相对于原土,在强度特性、变形特性、渗透特性和动力特性等方面都有着较大的改善,针对不同的工程应用目的,水泥土被关注的工程特性也不同。水泥土的强度与变形特性是被关注较多的地方,这两个性质影响着被加固对象的工程性能,如地基的承载力和稳定性[5],基坑的土压力和变形[6],软土边坡的稳定性和变形等[7]。然而,随着水泥土材料在工程中的广泛应用,其工作条件及所处的应力状态日益复杂,常规的设计计算已无法满足工程建设的需要,全面认识水泥土的强度特性和本构模型,从而开展数值模拟是当前对水泥土应用的研究趋势[8-9]。众多研究者发现,水泥土应力-应变曲线表现出超固结土的特性,强度经过峰值后有软化特征,剪切变形过程有剪胀现象。LO 等[10]通过对粉土的三轴试验发现,经水泥混合后的粉土在破坏时相比原土产生了较大的剪胀,剪胀量可以用剪胀角表征,当水泥掺量增加,水泥土变得越硬脆,剪胀角也越大,而围压则产生相反的关系。SARIOSSEIRI 等[11]从水泥土的不排水三轴试验结果得出,经水泥处理后土的抗剪强度显著提高,但破坏类型也发生了较大的改变,随着水泥掺量的增加,土的破坏由延性破坏向脆性破坏过渡,体现在水泥土破坏时的应变由4%降为略大于1%,同时伴随着试样体积的剪切膨胀。宋新江等[12]通过轴对称条件下水泥土强度特性试验研究,发现剪切初始阶段,水泥土表现出一定的剪缩。随着剪切强度的进一步加大,水泥土各连接结构产生破坏,颗粒之间发生相互错动,体积逐渐增加,表现出一定的剪胀。GHADAKPOUR 等[13]研究了黄土和黏土的三轴剪切力学行为,发现水泥能显著改善黏土的力学性能,使试样由可塑性向脆性发展。水泥的掺入使试样产生了剪胀行为,并受到水泥掺量和围压的影响。

在连续介质理论中,最广泛用来衡量岩土材料扩容和控制材料体积变化的参数是剪胀角[14]。然而,关于水泥土在岩土工程中的应用计算,剪胀角经常被忽视,即使考虑,通常采用假设剪胀角为0或其他恒定值的方式进行处理[15]。剪胀角的简化假设,无法真实反映水泥土的变形破坏过程,降低了对工程结构性能判定的准确性。材料的剪胀变化行为受到围压及塑性应变发展的影响[16],水泥土的剪胀行为在已有研究中已经被证明受多因素的影响,剪胀角的变化是一个非线性的过程,但正确识别水泥土的影响因素、并建立起剪胀角的演化模型这方面的工作还鲜有研究。因此,本研究通过三轴压缩试验,研究水泥土的剪胀特性,并建立起剪胀角的演化模型,最后通过数值模拟对所建立的水泥土剪胀模型进行验证,以期为相关工程提供参考。

1 试验方案

1.1 试验材料

本次试验用土取自广西梧州长洲水利枢纽三线四线船闸工程右岸边坡的一、二级阶地冲积层。所取试验用土为灰白色粉质黏土,按《土工试验方法标准》(GB/T 50123－2019)对试验土样的物理力学性质指标进行测定,结果见表1。采用密度计法对试验土样进行颗粒分析,结果见图1。由图可见土样颗粒级配连续。试验所用水泥为华润P·O 42.5级普通硅酸盐水泥,水泥、水经过与土混合并固化后形成水泥土。

1.2 试验内容及方法

本研究主要从水泥土的水泥掺量、塑性变形和

围压 3 个影响因素作用下去测量水泥土剪胀角的变化规律。为了较清楚地区分水泥土中水泥成分和原土成分的关系，以反映水泥用量大小，定义水泥掺入比为：水泥掺入比（a_c）=（水泥质量/干土质量）×100%。

为了研究水泥掺量对水泥土剪胀性的影响，设置了 4 个不同的水泥掺入比（10%、20%、30%、40%），这些水泥掺量覆盖了水泥土工程应用中可能使用到的水泥用量。三轴压缩试验中选取的压力范围是 100～500 kPa，这种压力状态能够代表水泥土结构在实际工程中可能受到的应力[17]。由于所研究问题针对地基处理，水泥土基本处于饱和状态，所以不考虑含水量的影响，在制作试样时加入相同的用水量，并用浸水养护方式对试样进行饱和。在选择三轴试验的类型时，考虑到水泥土刚度大、变形小、含水量低、孔隙水压力相对于水泥土的抗压强度来说微小，所以整个试验过程忽略孔隙水的作用，采用的是固结排水剪切试验（CD）。

表 1　试验土样的物理力学性质指标

Tab. 1　Material properties of soil samples for test

土样名称	含水量 w/%	ρ/(g·cm^{-3})	孔隙比 e	饱和度 S_r/%	比重 Gs	液限 w_{L10}/%	塑限 w_{P2}/%	塑性指数 I_P	液性指数 I_L	黏聚力 c/kPa	内摩擦角 ω/(°)	压缩系数 a_v/MPa^{-1}
灰白色粉质黏土	22.5	1.99	0.690	89.10	2.740	34.29	19.10	15.19	0.22	20	17	0.29

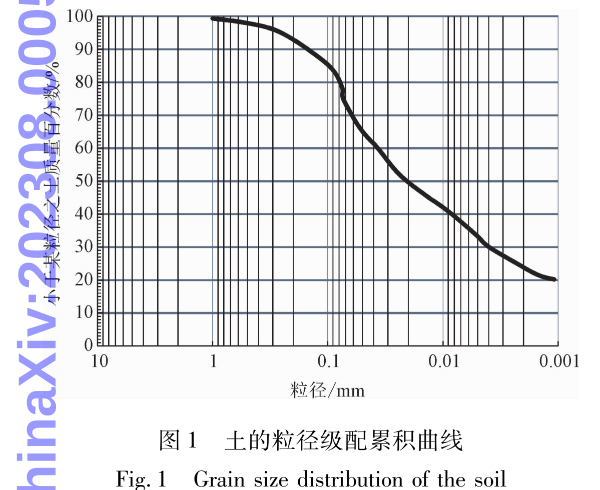


图 1　土的粒径级配累积曲线

Fig. 1　Grain size distribution of the soil

制样时，将从工程现场取得的土料经烘干、碾碎、过 2 mm 筛后备用。拌和水泥土用水量全部统一为 26%，即：w = 水的质量/（水泥质量 + 干土质量）= 26%。为保证混合料的均匀，先将干土和水泥粉在搅拌盆内均匀拌和，然后再通过喷水器往盆内喷洒水花，并同时搅拌水泥土。达到搅拌用水量要求后，将搅拌均匀的水泥土装入直径为 39.1 mm、高度为 80 mm 圆柱体三瓣模中制样。由于水泥土呈软塑状，只需用击锤分 5 层捣实即可。经测试，所制水泥土试样密度均匀，平均密度为 2.028 4 g/cm^3，因拌土用水量与击实功相同，确保了试样具有相近的密实度。为了模拟现场实际情况，使试样接近饱和状态，试样在装置内静置 48 h 终凝后脱模，然后放入水箱中浸水养护 28 d 后开始三轴压缩试验。三轴试验使用南京土壤仪器厂生产的 TSZ 系列全自动三轴仪，试样在规定围压条件下固结完成后再进行加载，控制加载速率为 0.6 mm/min。试验数据由电脑自动采集，采样步长 0.2 mm。

2　试验结果分析

2.1　水泥土变形破坏及剪胀特征

水泥土三轴试验得到的应力-应变、体积应变-轴向应变关系曲线如图 2 所示。

从图中可以看出，水泥土的应力-应变关系总体呈应变软化型，从水泥土的变形破坏过程可见，水泥土材料具有类似混凝土这种脆性材料的变形破坏特征。从图中水泥土的体积应变-轴向应变曲线还可看出，水泥土试样发生破坏后产生了较大的体积膨胀，这个现象同样也被其他学者所证实[10,18]。综合来看，可以把水泥土的应力-应变曲线和体积应变-轴向应变曲线概括为如图 3 所示的 4 个阶段。

第 1 阶段为弹性变形阶段（OA 阶段），应力-应变曲线近似为一条直线，主要是水化凝固的水泥土颗粒受力产生弹性变形。曲线初始段为下凸的弯曲段，主要是垂直于压应力方向的微裂纹、孔洞以及试样和仪器间的接触间隙受压闭合而产生的，通常忽略不记。直线段的峰值点 A 称为弹性极限，对应的应变在 0.01 左右，弹性阶段的极限荷载与极限抗压强度的比值大致在 0.5～0.8 之间变化。在这一阶段中体积变形处于可以恢复的弹性压缩状态。

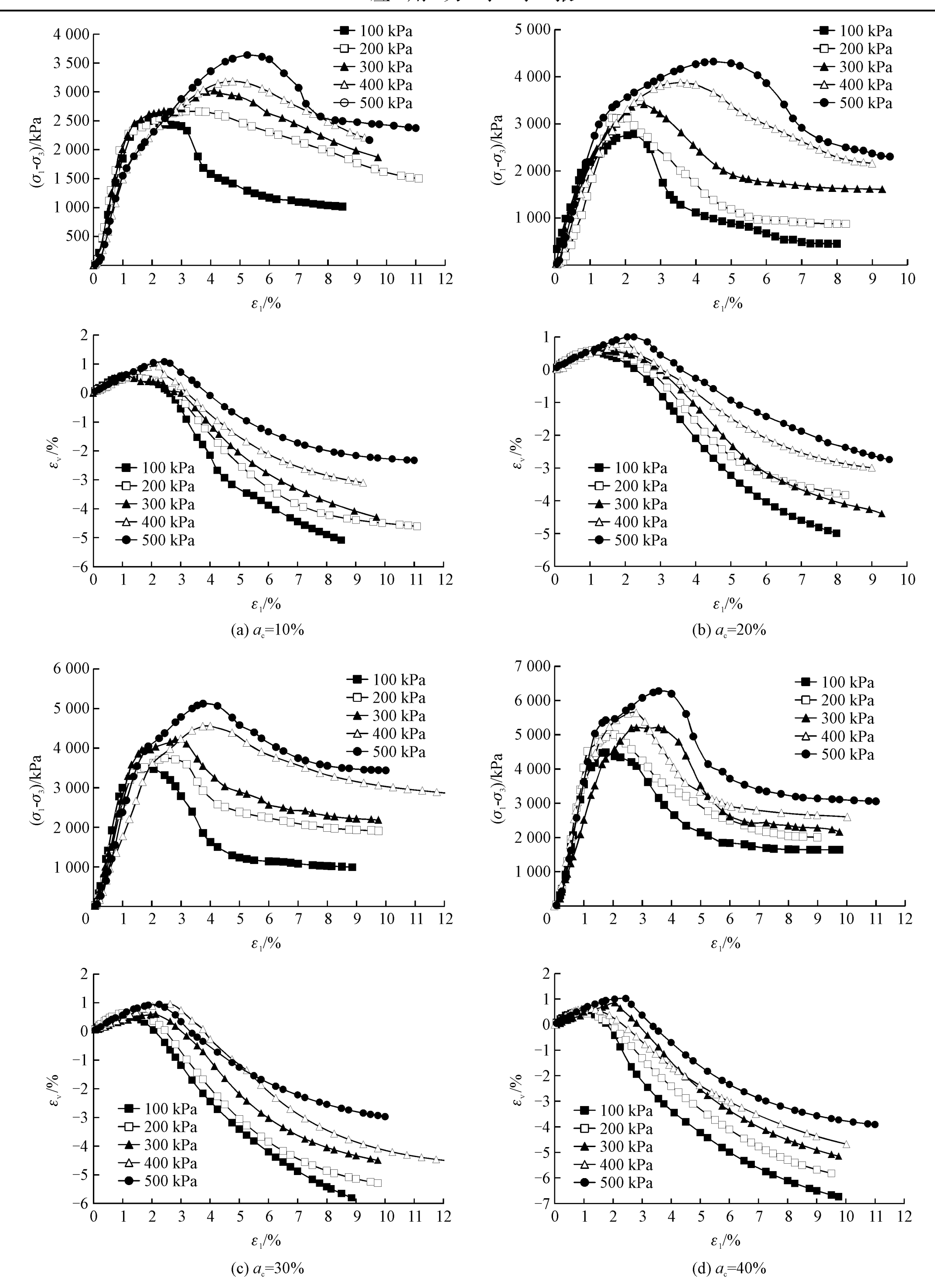


图 2　水泥土应力-应变、体积应变-轴向应变关系曲线

Fig. 2　Stress-strain curves and volumetric-axial strain curves of cemented soils

第 2 阶段为塑性硬化阶段(AB 阶段),水泥土的塑性变形开始增长并产生应变硬化现象。该阶段中,试样出现裂纹扩展,应力进入缓慢增长阶段直到峰值点 C,该点称为水泥土的极限强度。极限强度受水泥掺入比和围压的影响,表现为水泥掺入比和围压的增加,水泥土的极限强度明显增长。如图 4 所示,水泥掺量和围压也对破坏应变有着显著影响。随着水泥掺入比的增加,达到峰值应力时的破坏应变有所减小。围压越大,水泥土塑性硬化过程越长,软化效应减弱,破坏应变得到提高。该阶段水泥土试样的体积变形,开始由压缩向剪胀转化。随着轴向应变的增加,体积膨胀速度加快,也意味着裂纹进

一步扩大，当应力至峰值点 B 时，总的体积应变大致位于 0 的左右位置。

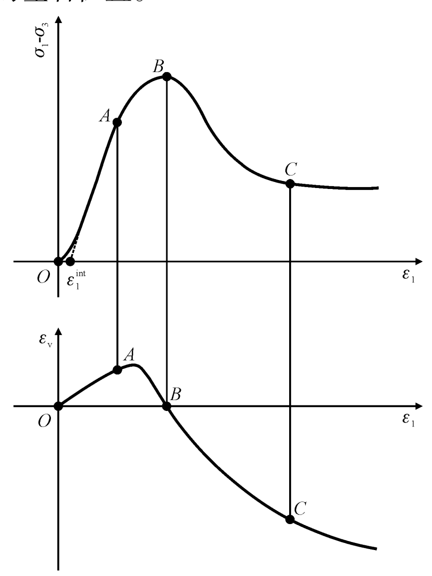


图 3　水泥土受压典型应力-应变曲线和轴向应变-体积应变曲线

Fig. 3　Typical compression stress-strain curves and volumetric-axial strain curves of cemented soils

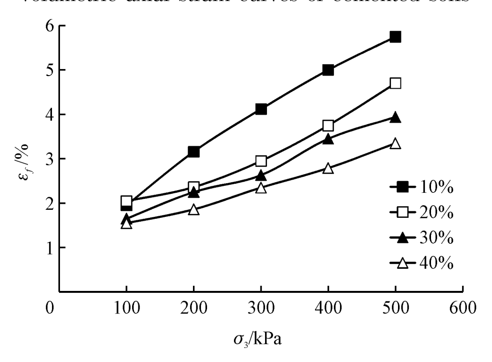


图 4　破坏应变与围压、水泥掺入比的关系

Fig. 4　Variation of failure strain versus confine stress and ration for cemented soils

第 3 阶段为峰值后的软化阶段（BC 阶段），也是水泥土主要的破坏阶段。加载进入该阶段后，试样内部的裂纹向外扩展，逐渐发展为纵向裂纹并在斜方向连接贯通，形成较为明显的剪切面。在这个阶段，应力下降较快，应力-应变曲线向下弯曲出现拐点 C。随着变形的增加，应力-应变曲线凸向水平轴发展并趋于稳定。在水泥土贯通的裂隙中，水泥土破碎成较大的颗粒充填于其中，剪胀效应在该阶段继续发展，但剪胀的速率逐渐变缓。

经过收敛点 C 以后进入第 4 阶段，即残余强度阶段。该阶段试样的应变继续增大，试样中间形成一条贯穿斜截面的主裂缝，也有些形成交叉的两条斜裂缝，受力均匀的试样还会形成锥形压裂，试样的破坏形状如图 5 所示。残余强度由破坏面上的摩阻力和残余的粘结力提供，残余应力 σ_r 与峰值应力 σ_p 的比值总体上随着围压的增大而增大（图 6），表现出向理想塑性变形方向发展的趋势。在体积变化方面，虽然水泥土进入残余强度阶段，但仍然会产生剪胀现象，剪胀速率随着水泥土试样应变的增加呈非线性降低趋势。



图 5　水泥土试样变形破坏图

Fig. 5　Failure modes of cemented soils specimens

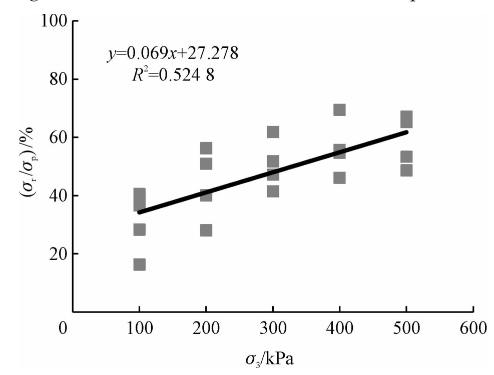


图 6　水泥土 σ_r/σ_p-σ_3 的变化趋势

Fig. 6　Variation of σ_r/σ_p versus σ_3 for cemented soils

2.2　水泥土剪胀效应的表征及演化规律

剪胀性可以定义为材料中单元剪切变形引起的体积变化。用剪胀角来描述材料剪胀行为是一种比较合理的选择[19-20]，因为它代表塑性体积应变与塑性剪切应变的比值。以简单的直剪试验为例，剪胀效果可描述为图 7 所示形状，则剪胀角 ψ 为

$$\tan\psi = \frac{\Delta h}{\Delta s} = \frac{\mathrm{d}\varepsilon_v^p}{\mathrm{d}\gamma^p} \tag{1}$$

在 Mohr-Coulomb 强度理论中，式（1）定义的剪胀角可在强度准则的破坏包线上给出更直观的描述。如图 8 所示，根据 Drucker 公设，材料屈服后，塑性势方向垂直于破坏包线，塑性剪切应变增量与总的塑性应变增量成 ψ 的夹角，当 $\psi = \varphi$ 时，则认为材料服从相关联的流动法则，当 $\psi \neq \varphi$ 时，则认为材料服从非关联的流动法则[21]。而在三轴试验中，剪切应变无法直接测出，因此 VERMEER 等[19]先建立塑

性势函数形式，通过测量与塑性势函数相关的塑性应变推导出剪胀角的表达式，即

$$\sin\psi = \frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_v^p - 2d\varepsilon_1^p} \tag{2}$$

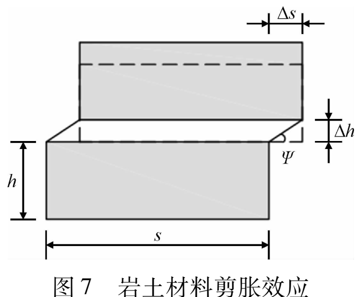


图 7 岩土材料剪胀效应

Fig. 7 Dilatancy effect of geotechnical materials

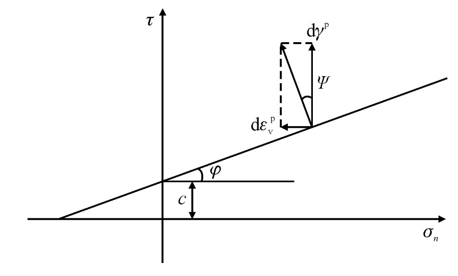


图 8 Mohr-Coulomb 强度准则塑性势方向

Fig. 8 Plastic potential direction of Mohr-Coulomb strength criterion

由式(2)可知，计算出剪胀角的关键在于求出 $d\varepsilon_1^p$ 和 $d\varepsilon_v^p$。借鉴 ALEJANO 等[22]所给出的方法，如图 9 所示。

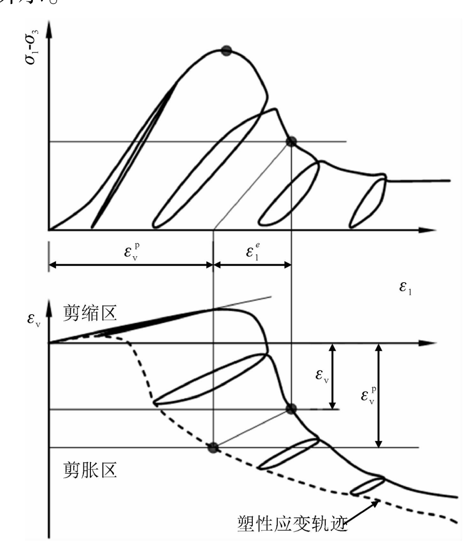


图 9 剪胀角模型构建图解

Fig. 9 Schematic of constructing dilatancy angle model

假设加载、卸载过程弹性模量 E 为一常数，则从图中可知

$$\varepsilon_1^p = \varepsilon_1 - \varepsilon_1^e \tag{3}$$

$$\varepsilon_v^p = \varepsilon_v - \varepsilon_v^e \tag{4}$$

因为

$$\varepsilon_1^e = (\sigma_1 - \sigma_3)/E \tag{5}$$

$$\varepsilon_v^e = \varepsilon_1^e + 2\varepsilon_3^e = \varepsilon_1^e - 2v\varepsilon_1^e \tag{6}$$

从而联立式(3)～(6)可得

$$\varepsilon_1^p = \varepsilon_1 - (\sigma_1 - \sigma_3)/E \tag{7}$$

$$\varepsilon_v^p = \varepsilon_v - (1 - 2v)(\sigma_1 - \sigma_3)/E \tag{8}$$

其中弹性模量 E 可通过应力-应变曲线的弹性阶段计算获得，而泊松比 ν 也可由弹性阶段的压缩体积应变与平均应力关系求得，即

$$v = \frac{1}{2} - \frac{E\varepsilon_v^e}{2(\sigma_1 - \sigma_3)} \tag{9}$$

在图 9 中，虚线反映的是 ε_1^p-ε_v^p 的关系，按式(2)计算剪胀角，则需要知道 ε_1^p-ε_v^p 关系曲线上每一点的变量增量。实验得到的 ε_1^p-ε_v^p 关系曲线是由离散的点构成，不能直接求出微分增量，因此本研究采用中心差分方法计算剪胀角。如对于曲线上 i 点的剪胀角，相应的计算公式为

$$\sin\psi_i = \frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_v^p - 2d\varepsilon_1^p} = \frac{\varepsilon_{v_i+1}^p - \varepsilon_{v_i-1}^p}{(\varepsilon_{v_i+1}^p - \varepsilon_{v_i-1}^p) - 2(\varepsilon_{1_i+1}^p - \varepsilon_{1_i-1}^p)} \tag{10}$$

由式(10)可知，剪胀角受材料塑性变形的影响，在水泥土的变形破坏过程中会发生变化，而引起这种变化的影响因素则是一个复杂的问题。在塑性理论中，通常将影响力学参数的变量定义为塑性功、等效塑性应变或塑性体积应变等。因此，本研究统一定义剪胀角为等效塑性应变 ε_s^p 的函数，通过建立 ψ-ε_s^p 的关系曲线，反映剪胀角在水泥土剪切破坏过程中所呈现的变化规律。在三轴试验条件下，等效塑性应变 ε_s^p 计算式为

$$\varepsilon_s^p = \frac{\sqrt{2}}{3}\sqrt{(\varepsilon_1^p - \varepsilon_2^p)^2 + (\varepsilon_2^p - \varepsilon_3^p)^2 + (\varepsilon_3^p - \varepsilon_1^p)^2} = \varepsilon_1^p - \frac{1}{3}\varepsilon_v^p \tag{11}$$

在三轴试验的应力-应变关系曲线中，计算出每一个数据点对应的剪胀角和等效塑性应变，从而可建立三轴试验的 ψ-ε_s^p 关系散点图，如图 10 所示。由图可知，剪胀角随着等效塑性应变的增加，先陡增至最大值后呈非线性降低，当等效塑性应变达到 0.1 时，部分试样的剪胀角可降低至最大剪胀角的 1/10。初始陡增段的等效塑性应变微小，大约在 0.002～0.005 之间，相对于整体的变形量来说，陡增段几乎可以忽略不记。在所选择的围压范围内，

围压的增加会降低剪胀角,但影响没有等效塑性应变大。另外,水泥掺入比对剪胀角也有一定的影响,但总体影响不大。试样的加载过程也是塑性应变和应力状态不断改变的过程,同时还受水泥掺入比的影响,从而决定了剪胀角与等效塑性应变、应力状态以及水泥掺入比之间存在着客观上的联系。

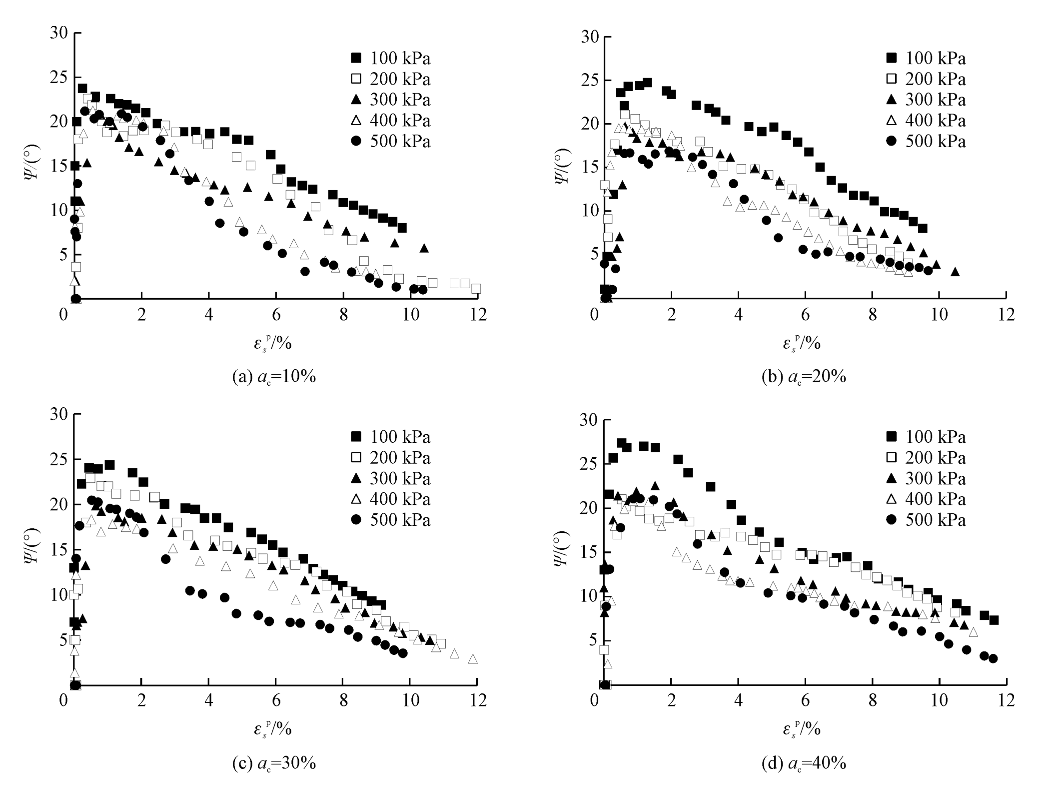


图 10　水泥土三轴试验 ψ - $\varepsilon_s^{\mathrm{p}}$ 关系散点图

Fig. 10　Scatter diagram of ψ - $\varepsilon_s^{\mathrm{p}}$ relationships of cemented soils using triaxial tests

2.3　水泥土剪胀角演化模型构建

因剪胀角的变化受到等效塑性应变、围压以及水泥掺入比的控制,所以,剪胀角模型可以表达为 3 个影响因素的函数,即 $\psi = f(\varepsilon_s^{\mathrm{p}}, \sigma_3, a_c)$ 。三维应力状态下,最小主应力无法单方面反映应力状态对剪胀角的作用,考虑更一般情况下,用平均应力 σ_{m} 代替 σ_3,从而在复杂三维应力状态中剪胀角模型写为 $\psi = f(\varepsilon_s^{\mathrm{p}}, \sigma_{\mathrm{m}}, a_c)$ 。实验发现水泥土单轴抗压强度 q_u 与水泥掺入比具有正相关性,所以可以用 q_u 代替 a_c ,则剪胀角模型为 $\psi = f(\varepsilon_s^{\mathrm{p}}, \sigma_{\mathrm{m}}, q_u)$ 。考虑到剪胀角模型方程两边量纲的协调性,将平均应力和单轴抗压强度无量纲化,并引入内摩擦角变量,剪胀角模型写为 $\psi = \varphi f(\varepsilon_s^{\mathrm{p}}, (\sigma_{\mathrm{m}}/q_u))$ 。在 ψ - $\varepsilon_s^{\mathrm{p}}$ 关系曲线中,初始陡升段的塑性应变相对微小,忽略初始段剪胀角并不影响试样的变形规律。剪胀角相对于塑性应变及平均应力是负增长关系,且平均应力与塑性应变取无穷时剪胀角应趋于无限小。综合以上考虑,最终剪胀角模型方程表达为

$$z = a\varphi \exp(-bx - cy) \tag{12}$$

式中:$z = \psi$, $x = \varepsilon_s^{\mathrm{p}}$, $y = \sigma_{\mathrm{m}}/q_u$;a、b、c 均为拟合系数。φ 是已知的,本身不能成为自变量,可以假定为任意恒定值,则拟合结果中 φ 不需要出现,和系数 a 合并成一个具体的数值。运用最小二乘法拟合图 10 的数据,得到的模型方程如图 11 所示。由结果可知,不同水泥掺入比的水泥土剪胀角模型方程拟合相关系数都较高,反映出拟合方程具有较高的拟合精度。拟合方程的图形是一个三维曲面,在平面上的投影呈弯刀状,从图 11 可看出曲面能够较好地覆盖数据点。拟合曲面还反映出剪胀角随等效塑性应变增加呈非线性下降的特性,可见剪胀角模型方程较准确地描述了水泥土剪胀的变化情况。事实上,因剪胀角模型方程已经隐含了水泥掺入比对剪胀角的影响,从而可以将不同水泥掺入比的试验数据进行整体拟合,结果如图 12 所示,可见拟合效果也较好。

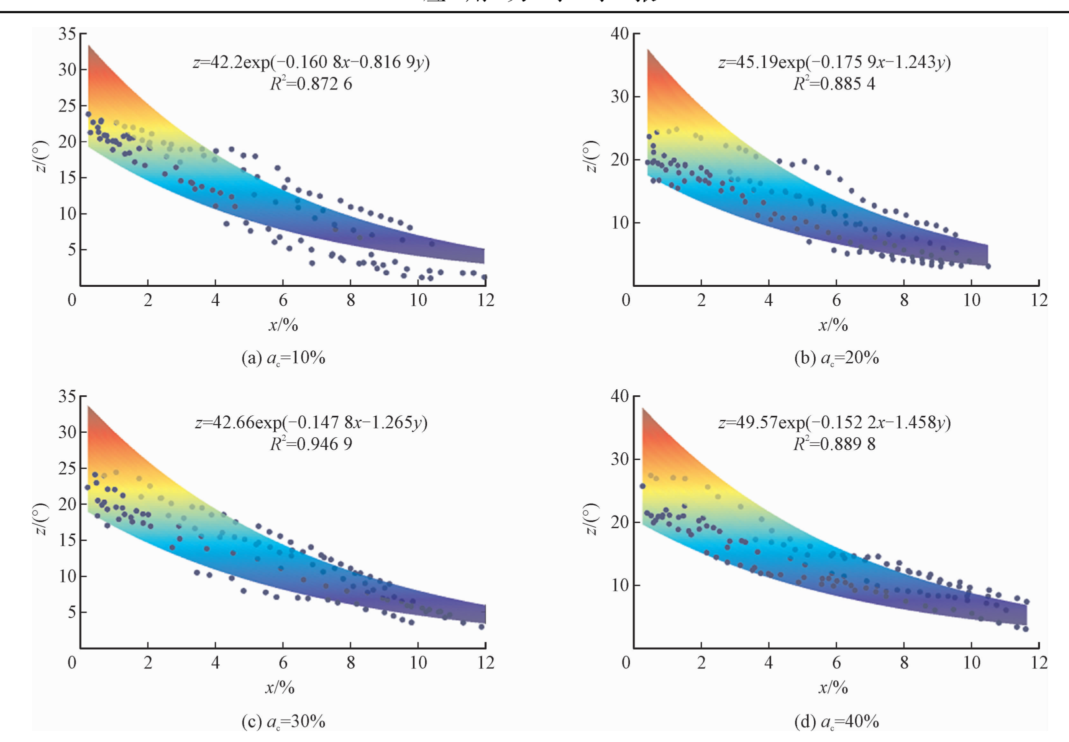


图 11 水泥土三轴试验 ψ-ε_s^p 关系拟合结果

Fig. 11 Fitting results of ψ-ε_s^p relationships of cemented soils using triaxial tests

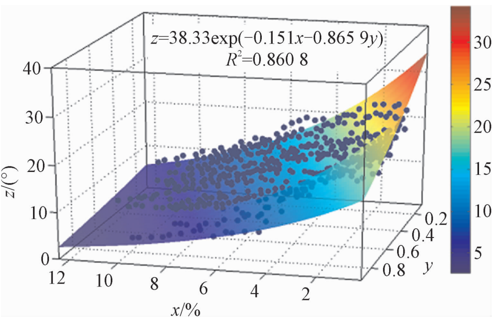


图 12 水泥土剪胀角整体拟合结果

Fig. 12 Fitting results of dilatancy angle of overall cemented soils

3 剪胀角模型数值模拟验证

3.1 数值计算模型

为了验证本研究所建立的剪胀角演化模型的合理性，采用 ABAQUS 软件对水泥土开展基于 Mohr-Coulomb 强度理论和应变软化模型的三轴压缩数值模拟试验，并将数值模拟结果与三轴实验结果进行比较。

本次模型采用二维轴对称平面模型，模型尺寸与三轴试验的试样尺寸一致，采用四边形二次减缩积分单元，共划分 5 个单元，旋转后三维效果见图 13。模型材料参数选择水泥掺入比为 40% 的水泥土材料参数，弹性模量 E 取各试样的平均弹性模量，其值为 $E=320$ MPa，泊松比 $\nu=0.27$，单轴抗压强度 $q_u=4.0$ MPa。水泥土发生破坏后会产生应变软化，所以本次模拟采用的材料强度参数考虑软化效应，本构关系为线弹性-软化型模型。

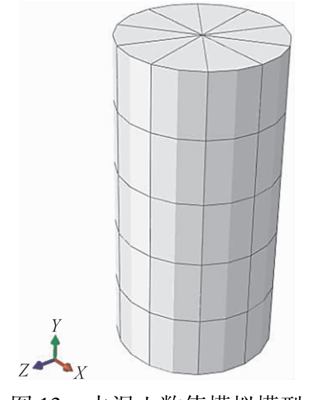


图 13 水泥土数值模拟模型

Fig. 13 Cemented soils numerical simulation model

在 ABAQUS 中，若使用 Mohr-Coulomb 材料模型，剪切塑性面的硬化或软化是通过控制黏聚力 c 的大小来实现。因此，从简化计算角度考虑，不考虑水泥土塑性硬化过程，将黏聚力 c 设置为线性下降的软化行为，如图 14 所示，而内摩擦角取为恒定值 $\varphi=43°$。水泥土的剪胀角演化模型方程由实验数据拟合得到，拟合方程见式(13)。同时，建立恒定剪

胀角计算模型用于比较，以反映采用恒定剪胀角模型进行计算所引起的误差大小。

$$\psi = 49.57\exp(-15.22\varepsilon_s^{\mathrm{p}} - 1.458\sigma_{\mathrm{m}}/q_u) \quad (13)$$

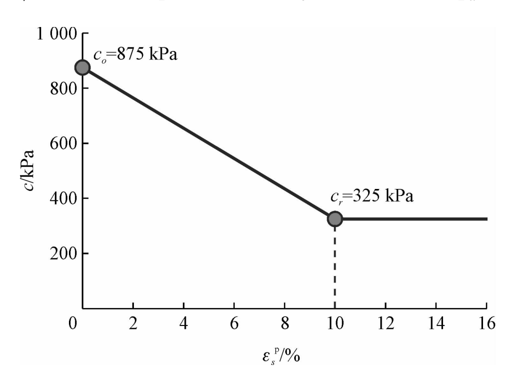


图 14　水泥土黏聚力演化模型

Fig. 14　Cohesion model of cemented soils

在 ABAQUS 中，将剪胀角演化模型方程通过 Fortran 语言写入场变量子程序“USDFLD”中，之后在计算模块中调用子程序，即可实现水泥土剪胀角模型的设置。

3.2　结果分析

将数值模拟得到的应力-应变、体积应变-轴向应变曲线和实验数据进行对比，如图 15 ~ 16 所示。从图中可以看出，模拟结果与试验结果有着较好的一致性。在弹性阶段，水泥土处于弹性压缩状态，围压越大，水泥土弹性极限强度越大，所以体积压缩量也越大。当水泥土破坏后，应力开始下降，而试样体积应变开始反向增加，增加的体积一部分是由于水泥土软化后回弹的体积，另一部分则是由水泥土的剪胀行为引起。数值模拟的水泥土剪胀量随着塑性应变的增加呈非线性增加的趋势，增加的梯度在初始剪胀阶段较大，后期逐渐变小。模拟得到的体积应变变化趋势符合试验结果，直观反映了所建立的剪胀角模型方程在描述水泥土变形行为上的合理性。围压是影响水泥土剪胀的另一个重要因素，在低围压下，水泥土表现出较大的体积膨胀，但随着围压的增加，水泥土的剪胀行为变得缓慢。高围压对应的体积膨胀量明显小于低围压下的体积膨胀量，即剪胀行为对低围压条件更为敏感。从模拟结果可知，所建立的剪胀角模型方程引入平均应力的影响，对水泥土受围压影响的剪胀行为有着真实的反映。

在以往的工程计算分析中，水泥土的剪胀角通常设为常数。为了反映恒定剪胀角所体现的剪胀行为，本研究设置了 3 种恒定的水泥土剪胀角进行模拟，分别为 $\psi = \varphi$，$\psi = \varphi/2$，$\psi = 1°$，对于每一种剪胀角取值，在围压设置上选取了 100 kPa 和 500 kPa 两种工况，结果如图 17 所示。从图中可知，在弹性压缩阶段，没有剪胀效应，模拟的水泥土体积变化与实验结果相符。当水泥土产生塑性变形后，取值为内摩擦角的恒定剪胀角将引起试样体积的急速膨胀，呈线性增长趋势，模拟得到的体积应变-轴向应变曲线严重偏离实验结果。而取值为 1°的恒定剪胀角只引起了微量的体积膨胀，并且不足以抵消体积的弹性压缩，直至加载结束试样的体积变形仍是压缩变形，因此忽略剪胀角或剪胀角取值过小将与实际结果不符。将剪胀角取值为 $\varphi/2$ 时，模拟结果与实验结果相比，模拟曲线能近似反映出水泥土在低围压区域的体积膨胀，但水泥土在高围压区域内的体积膨胀被显著放大。可以预知，将剪胀角取为其他值，也会出现高估或低估剪胀效应的情况，说明恒定剪胀角模型不能正确描述水泥土峰后的非线性体积变化行为。

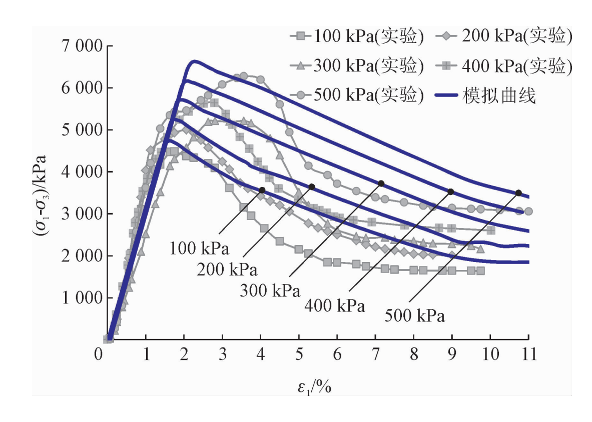


图 15　应力-应变关系曲线实验和模拟结果对比

Fig. 15　Comparison of experimental and simulated results of stress-strain curves

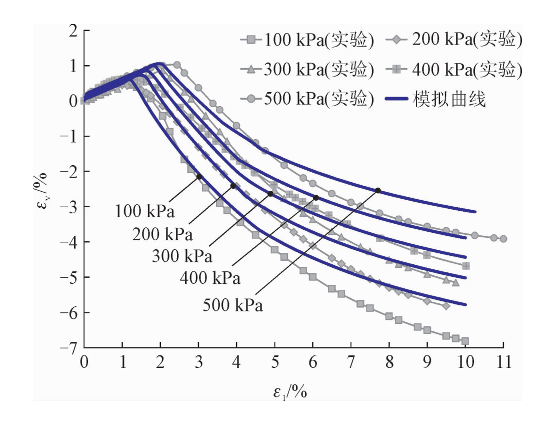


图 16　体积应变-轴向应变曲线实验和模拟结果对比

Fig. 16　Comparison of experimental and simulated results of volumetric-axial strain curves

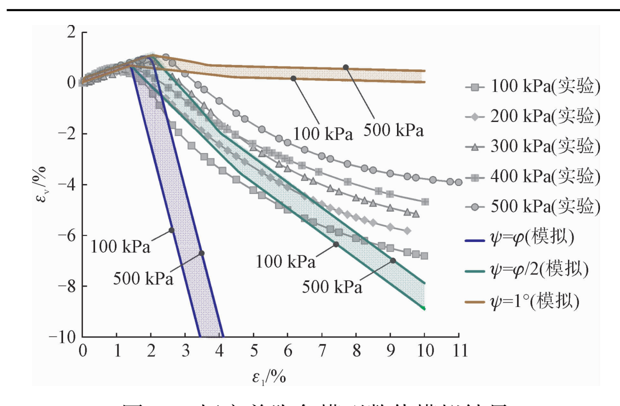


图 17　恒定剪胀角模型数值模拟结果

Fig. 17　Numerical simulation results with constant dilatancy angle model

剪胀角模型的正确与否,将影响到水泥土材料在剪切破坏过程中的变形行为,最终影响到结构的承载力、稳定性及变形等工程问题。在工程应用中,为方便计算常将水泥土剪胀角取为恒定值,这种简化操作在物理意义上并不准确,之所以采取这种处理方式,很大程度上是因为不清楚水泥土在峰值后体积如何改变[23]。本研究所建立的剪胀角模型,考虑了平均应力和塑性应变因素的影响,能够合理表达水泥土在峰值后的非线性体积变化行为,剪胀角模型对于指导水泥土在软土地基加固上的应用具有一定的工程意义。

4　结　论

本研究通过分析水泥土在三轴压缩变形过程中的剪胀行为,建立一个同时考虑抗压强度、平均应力和塑性应变影响的水泥土剪胀角模型,并利用有限元计算技术在连续介质范畴探讨了水泥土在变形破坏过程中的体积变化行为,得出结论如下。

1) 水泥土试样三轴试验的应力-应变曲线呈软化型,在水泥土发生破坏后,伴随着明显的体积膨胀。用剪胀角来量化水泥土的剪胀行为,结果表明水泥掺入比、围压以及等效塑性应变会对水泥土的剪胀角产生较大影响,实验现象反映出剪胀角与水泥掺入比、应力状态以及等效塑性应变之间存在着客观上的联系。

2)将围压对水泥土剪胀效应的影响扩展到更一般的平均应力的影响,根据单轴抗压强度与水泥掺入比之间的正相关关系,用单轴抗压强度代替水泥掺入比的影响,结合水泥土剪胀效应对等效塑性应变的依赖关系,建立了三参量描述的剪胀角演化模型方程。模型方程拟合相关系数较高,较准确地描述了水泥土剪胀的变化情况。

3)在 ABAQUS 软件中对所建立的剪胀角模型开展三轴压缩数值模拟验证,模拟结果证明,考虑平均应力和等效塑性应变影响的剪胀角模型能够合理表达水泥土在峰后的非线性体积变化行为,模拟结果与试验结果有着较好的一致性。而将剪胀角取为恒定值会出现高估或低估剪胀效应的情况,不能正确反映水泥土峰后的非线性体积变化规律。

参考文献:

[1] YAPAGE N N S,LIYANAPATHIRANA D S,POULOS H G,et al. Numerical modeling of geotextile-reinforced embankments over deep cement mixed columns incorporating strain-softening behavior of columns[J]. International journal of geomechanics, 2015, 15(2):04014047.

[2] 朱俊樸,张建辉,王鹏,等. 大范围软土一级公路水泥土搅拌桩路基沉降数值模拟[J]. 铁道科学与工程学报,2020,17(6):1390-1395.
ZHU Junpu,ZHANG Jianhui,WANG Peng,et al. Numerical simulation of settlement of cement-soil mixing pile subgrade of large-scale soft soil first-class highway[J]. Journal of railway science and engineering,2020,17(6):1390-1395(in Chinese).

[3] 席培胜,刘松玉. 水泥土深层搅拌法加固软弱地基新技术研究[J]. 施工技术,2006,35(1):2-5.
XI Peisheng, LIU Songyu. Analysis of cement-soil deep mixing method strengthening soft foundation[J]. Construction technology, 2006,35(1):2-5(in Chinese).

[4] JAMSAWANG P,BOATHONG P,MAIRAING W,et al. Undrained creep failure of a drainage canal slope stabilized with deep cement mixing columns[J]. Landslides,2016,13(5):939-955.

[5] JAMSAWANG P,VOOTTIPRUEX P,BOATHONG P,et al. Three-dimensional numerical investigation on lateral movement and factor of safety of slopes stabilized with deep cement mixing column rows[J]. Engineering geology,2015,188:159-167.

[6] FAN J G,WANG D Y,QIAN D. Soil-cement mixture properties and design considerations for reinforced excavation[J]. Journal of rock mechanics and geotechnical engineering,2018,10(4):791-797.

[7] 张信贵,许胜才,陆海丽,等. 水泥土桩加固航道边坡稳定性分析[J]. 广西大学学报(自然科学版),2016,41(4):1067-1073.
ZHANG Xingui,XU Shengcai,LU Haili,et al. Stability analysis of channel slope reinforced with soil-cement columns[J]. Journal of Guangxi University(natural science edition),2016,41(4):1067-1073(in Chinese).

[8] YAPAGE N N S, LIYANAPATHIRANA D S. Implementation of an elasto-plastic constitutive model for cement stabilized clay in a non-linear finite element analysis[J]. Engineering computations, 2013, 30(1):74-96.

[9] 张本蛟,黄斌,傅旭东,等. 水泥土芯样强度变形特性及本构关系试验研究[J]. 岩土力学,2015,36(12):3417-3424.
ZHANG Benjiao, HUANG Bin, FU Xudong, et al. An experimental study of strength and deformation properties of cemented soil core sample and its constitutive relation[J]. Rock and soil mechanics, 2015, 36(12):3417-3424(in Chinese).

[10] LO S R, WARDANI S P R. Strength and dilatancy of a silt stabilized by a cement and fly ash mixture[J]. Canadian geotechnical journal, 2002, 39(1):77-89.

[11] SARIOSSEIRI F, MUHUNTHAN B. Effect of cement treatment on geotechnical properties of some Washington State soils[J]. Engineering geology, 2009, 104(1/2):119-125.

[12] 宋新江. 轴对称条件下水泥土强度特性试验研究[J]. 水利水电技术,2011,42(8):1-6.
SONG Xinjiang. Experimental study on strength characteristics of soil-cement under axial symmetry condition[J]. Water resources and hydropower engineering, 2011, 42(8):1-6(in Chinese).

[13] GHADAKPOUR M, CHOOBBASTI A J, KUTANAEI S S. Experimental study of impact of cement treatment on the shear behavior of loess and clay [J]. Arabian journal of geosciences, 2020, 13(4):184.

[14] 金俊超,佘成学,尚朋阳. 硬岩弹塑性变形破坏过程中强度参数及剪胀角演化模型研究[J]. 岩土力学, 2019, 40(11):4401-4411.
JIN Junchao, SHE Chengxue, SHANG Pengyang. Study on strength parameters and dilation angle evolution models in hard rock elasto-plastic deformation and failure process[J]. Rock and soil mechanics, 2019, 40(11):4401-4411(in Chinese).

[15] JAMSAWANG P, JAMNAM S, JONGPRADIST P, et al. Numerical analysis of lateral movements and strut forces in deep cement mixing walls with top-down construction in soft clay[J]. Computers and geotechnics, 2017, 88:174-181.

[16] 李震,周辉,宋雨泽,等. 考虑硬化软化和剪胀特性的绿泥石片岩力学模型[J]. 岩土力学,2013,34(2):404-410.
LI Zhen, ZHOU Hui, SONG Yuze, et al. Mechanical model of chlorite schist considering hardening-softening and dilatancy characteristics[J]. Rock and soil mechanics, 2013, 34(2):404-410(in Chinese).

[17] CONSOLI N C, ROTTA G V, PRIETTO P D M. Influence of curing under stress on the triaxial response of cemented soils [J]. Géotechnique, 2000, 50(1):99-105.

[18] MARRI A, WANATOWSKI D, YU H S. Dilatancy characteristics of cemented sand at relatively high stresses[C]//Third International Conference on Construction in Developing Countries. Bangkok, Thailand: Emerald Group Publishing Ltd., 2012.

[19] VERMEER P A, DE BORST R. Non-associated plasticity for soils, concrete and rock[J]. Heron, 1984, 29:1984.

[20] NOVA R, WOOD D M. A constitutive model for sand in triaxial compression [J]. International journal for numerical analytical methods in geomechanics, 1979, 3(3):255-278.

[21] 孔位学,芮勇勤,董宝弟. 岩土材料在非关联流动法则下剪胀角选取探讨[J]. 岩土力学,2009,30(11):3278-3282.
KONG Weixue, RUI Yongqin, DONG Baodi. Determination of dilatancy angle for geomaterials under non-associated flow rule[J]. Rock and soil mechanics, 2009, 30(11):3278-3282(in Chinese).

[22] ALEJANO L R, ALONSO E. Considerations of the dilatancy angle in rocks and rock masses[J]. International journal of rock mechanics and mining sciences, 2005, 42(4):481-507.

[23] BOLTON M, NOONAN J, OH E. Effect of soil cement column spacing and area replacement ratio on embankment bearing capacity: A Queensland case study[J]. International journal of geomate, 2016, 11(26):2589-2594.

（编辑　李坤璐）